文章编号：- ( ) 00-0000-00 中图分类号：TM72 文献标志码：A 学科分类号：470·40

基于晶闸管反向恢复电流分段拟合的直流换流阀换相过冲电压计算方法研究

张静[1]，高冲[1]，周建辉[1]，阴春晓[2]

(1．全球能源互联网研究院，北京市 昌平区 100211；

2．上海市电力公司检修公司，上海市 普陀区 200063；)

Study on the Calculation of the Commutation Overshoot of HVDC Valve Based on the Piecewise Fitting of Reverse Recovery Current of Thyristor

ZHANG Jing[1], GAO Chong[1], ZHOU Jian-hui[1], YIN Chun-xiao[2]

(1. Global Energy Interconnection Research Institute, Changping District, Beijing 102211, China. 2. Shanghai Municipal Electric Power Company, Putuo District, Shanghai 200063, China.)

ABSTRACT: Thyristor, RC damping circuit and valve arrester are the main part of primary loop of UHVDC valve, determining the cooperation the parameters of the three types of devices is the chief work in the electrical design of UHVDC valve, in this paper, the mechanism of the commutation overshoot was revealed, the interaction effect of the three types of devices was also confirmed, then the circuit differential equation was established， and the equation was solved by Piecewise fitting the reverse recovery current of thyristor, the precision of the calculation method that was put forward in the paper was proved by comparing the calculation results with the test results.

KEY WORDS: UHVDC; Converter Valve; Commutation Overshoot; RC Damping Parameters

摘要：晶闸管、RC 阻尼回路和阀避雷器是特高压直流换流阀一次回路主要组成部分，确定三类器件的参数匹配是特高压直流换流阀电气设计的主要工作，本文揭示了换流阀换相过冲电压的产生机理，确定了三类器件参数的交互影响规律，建立了换流阀工作电路微分方程，通过对晶闸管反向恢复电流分段拟合的方法求解了电路方程，通过试验的方法验证了计算方法精确性。

关键词：特高压；换流阀；换相过冲；RC 阻尼参数

0 引言

高压直流输电是解决电能大容量远距离传输的重要技术，直流换流阀是高压直流输电工程的核心设备，由于其核心器件晶闸管并不是理想开关器件，使得直流输电换流阀在换相关断时会产生换相过冲电电压，使换流阀承受过高的电压应力[1-2]，换流阀换相关断的电压应力不但是型式试验和出厂试验的重要考核指标[3-4]，也是阀电气特性研究和电气设计的重要内容[5-8]，有必要对直流输电核心设备换流阀的换相关断电压应力进行详细分析，确定晶闸管和 RC 阻尼回路等主要一次回路器件的参数配合。

迄今为止，已有若干文献对直流换流阀的关断电压应力及其重要性进行了介绍和说明[6-8]，但详细分析阀关断电压应力分析的文献很少。文献[8-10]对此进行了阐述但没考虑晶闸管反向电流和反向恢复电荷的影响等，与实际情况相去甚远。文献[11]对γ=90°这一特殊运行工况下的关断电压应力进行了较为透彻的仿真分析，但是该工况是一种暂态工况，对于换流阀的电气参数设计并无实际意义。

本文在分析换流阀工作电路的基础上揭示了换相过冲电压产生机理；建立了加入 RC 阻尼回路后换流阀工作电路的二阶非齐次线性微分方程，通过对晶闸管反向恢复电流分段线性化，用抛物线对电流变化率进行拟合，求解了微分方程，首次得出阀换相过冲电压的解析式，揭示了换流阀过冲电压峰值随阻尼参数的变化规律；在此基础上，通过试验与计算结果对比的方法验证了计算方法的精确性。由于整流器承受的反向电压应力远高于逆变器，因此，本文以整流电路作为换流阀工作电路。

基金项目：国家电网公司科技项目(5455ZS150004，SGRI-ZLKJ-[2015]-217)。

Scientific and Technological Project of State Grid Corporation of China(5455ZS15000, SGRI-PG-71-12-002).

1 换相过冲电压产生机理

6 脉动换流器是高压直流换流器的基本换流单元，典型的 6 脉动换流器工作电路如图 1 所示，6 脉动换流器由 6 个换流阀 V_1~V_6 组成。

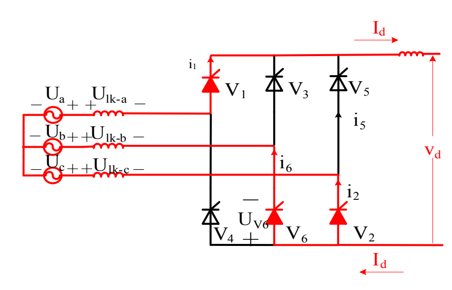


图 1 6 脉动换流器工作电路

Fig.1 The working circuit of 6 pulse converter

以 6 阀向 2 阀换相为例来说明换流阀换相过程中换相过冲电压产生的过程，6 阀和 2 阀换相过程对应的电压电流波形如图 2 所示，在 t_0 时刻 2 阀接受到触发信号，2 阀和 6 阀开始换相，通过 2 阀的电流 i_2 从 0 开始增大，通过 6 阀的电流 i_6 从负载电流 I_d 开始减小。

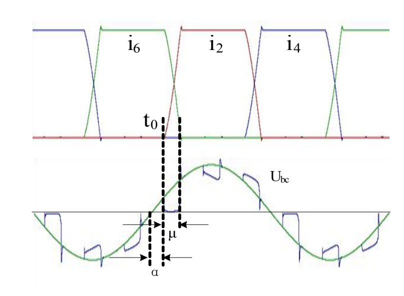


图 2 6 阀向 2 阀换相电压电流波形

Fig.2 Voltage and current waveform when valve6 commutates to valve2

换相过程的等效电路如图 3 所示。

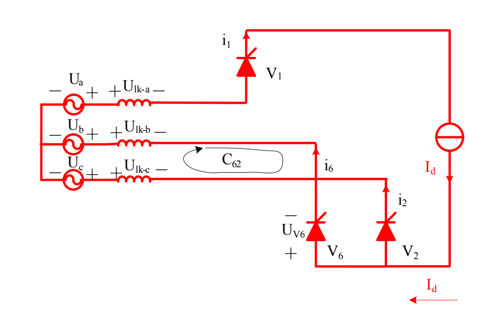


图 3 6 阀向 2 阀换相等效电路

Fig.3 The equivalent circuit when valve6 commutates to valve2

换相回路 C_{62} 的 KVL 方程为：

$$-U_b - L_{lk}\frac{di_6}{dt} - U_{v6} + L_{lk}\frac{di_2}{dt} + U_c = 0 \qquad (1)$$

$$i_6 + i_2 = I_d \qquad (2)$$

由于 I_d 为定值，所以：

$$\frac{di_2}{dt} = \frac{d(I_d - i_6)}{dt} = -\frac{di_6}{dt} \qquad (3)$$

根据上述方程可得：

$$U_{v6} = -(U_{bc} + 2L_{lk}\frac{di_6}{dt}) \qquad (4)$$

在换相过程中，即在换相角μ内，6 阀和 2 阀电流都为正向，两个阀都处在导通状态，因此 $U_{v6}=0$，di_6/dt 值为负，换流变压器输出电压 U_{bc} 全部由换流变压器漏电感 L_{lk} 承担。

当 i_6 减小为 0 时，换相结束。由于晶闸管并非理想开关器件，在电流过零后晶闸管有一个反向导通的过程，在这个反向导通的过程中，通过晶闸管的反向电流从 0 增大到反向电流峰值 I_{RM}，再由 I_{RM} 减小为 0[12~13]，如图 4 所示；

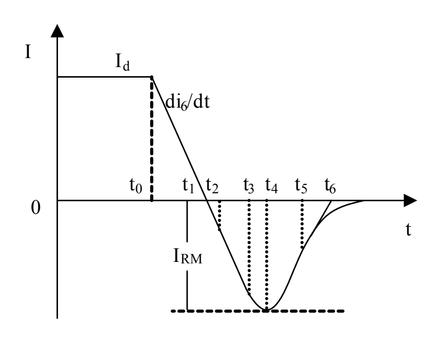


图 4 晶闸管反向恢复电流

Fig.4 Reverse recovery current of thyristor

在 t_1 至 t_3 之间，6 阀电流变化率 di_6/dt 与换相过程中电流变化率相同，此时 6 阀仍旧不承受电压，在 t_3 时刻之后 di_6/dt 幅值逐渐减小，6 阀开始承受反向电压，在 t_4 时刻 i_6 达到反向峰值电流 I_{RM}，此时 $di_6/dt=0$，$U_{V6}=-U_{bc}$；t_4 时刻之后，di_6/dt 值由负变正，L_{sr} 感应电压与换流变输出电压 U_{bc} 相叠加，使 6 阀承受的电压高于 U_{bc}，t_5 时刻 di_6/dt 达到峰值，此时 6 阀承受的反向电压达到峰值，该过程即产生换相过冲电压的过程。

以 t_0 作为计时起点，设换流变阀侧电压有效值 $U_{tr\text{-}v}$，交流电网的角频率为ω，则处于阻断状态的四个阀承受的电压分别为：

$$\begin{cases} U_{v6}=-\left[\sqrt{2}U_{tr-v}\sin(\alpha+\mu+\omega t)+2L_{lk}\dfrac{di_6}{dt}\right] \\ U_{v3}=-\left[\sqrt{2}U_{tr-v}\sin(\alpha+\mu+\dfrac{2\pi}{3}+\omega t)-L_{lk}\dfrac{di_6}{dt}\right] \\ U_{v4}=-\left[\sqrt{2}U_{tr-v}\sin(\alpha+\mu+\dfrac{\pi}{3}+\omega t)+L_{lk}\dfrac{di_6}{dt}\right] \\ U_{v5}=-\left[\sqrt{2}U_{tr-v}\sin(\alpha+\mu+\dfrac{\pi}{3}+\omega t)+L_{lk}\dfrac{di_6}{dt}\right] \end{cases} \quad (5)$$

由上述公式可知，当 6 阀恢复阻断时，由于换流变压器漏电感 L_{lk} 而产生的过冲电压不仅仅会施加在 6 阀上，而且会影响其它处于阻断状态阀的电压，与 6 阀处在同一相的 3 阀，由于其承受的线电压接近 0，故其反向电压最小，与 6 阀处在不同相的 4 阀和 5 阀承受的反向电压峰值相同。

反向电压峰值取决于换流变阀侧电压有效值 U_{tr-v}，换流变漏电感 L_{lk}，触发角α，换相角μ。

下面先讨论由换流变漏电感 L_{lk} 产生的过冲电压的幅值。对于直流输电用普通晶闸管，出厂试验数据表明晶闸管阻断恢复过程中：

$$t_4-t_1\approx k\times(t_6-t_4) \quad (6)$$

其中：k 取决于晶闸管自身恢复特性。

在 t_4 至 t_6时间，把电流的变化进行线性化处理，则：

$$\left(\frac{di_6}{dt}\right)_{max}=\frac{I_{RM}}{t_6-t_4}\approx\frac{kI_{RM}}{t_4-t_1}=\frac{kI_d}{t_1-t_0}=\frac{kI_d}{t_\mu} \quad (7)$$

其中：t_μ为换相过程持续时间。

可见，对应某一运行工况，过冲电压幅值取决于换流变漏电感 L_{lk}，直流电流 I_d、晶闸管反向恢复特性和换相角μ。

换相角μ：

$$\mu=\arccos(\cos\alpha-\frac{2\sqrt{2}\pi fL_{lk}I_d}{U_{tr-v}})-\alpha \quad (8)$$

根据式（5）~（8），就可以计算换流阀在运行中承受的电压应力。对于某特高压直流输电工程，U_{te-v}=172kV，L_{lk}=12.2mH，使用的 6 英寸大功率晶闸管 k=1.5，对应与不同的触发角，不同阀的反向电压峰值，如图 5 所示。

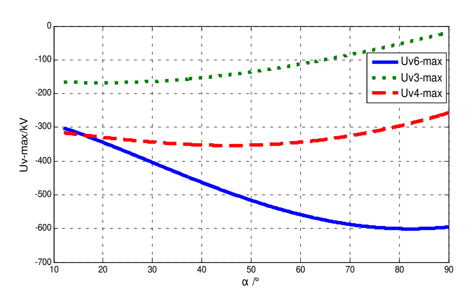


图 5　阀反向电压峰值与触发角关系曲线

Fig.5　The relation curve of valve peak reverse voltage and triggering angle

与图 5 对应的阀电压波形如图 6 所示。

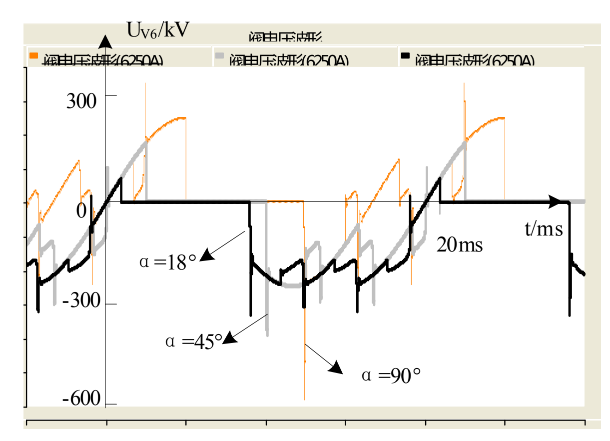


图 6　阀电压波形

Fig.6　The valve voltage waveform

由图 5 可知，3 阀承受的反向电压峰值远小于 6 阀和 4 阀，当触发角小于 17°时，6 阀反向电压峰值小于 4 阀反向电压峰值，当触发角大于 17°时，6 阀反向电压峰值大于 4 阀反向电压峰值。在正常运行工况下，整流器触发角变化范围为 15°至 20°，在此范围内，6 阀和 4 阀反向电压峰值在 330kV 至 350kV 之间，而换流变压器输出电压峰值为 243kV，反向过冲电压倍数在 1.36~1.44 之间，阀避雷器的 *PCOV* 极限耐受水平通常为 *CCOV* 的 1.2 倍，即阀在运行时产生的过冲电压不能超过 291.6kV，阀反向电压峰值过高会导致阀避雷器泄漏电流过大，长时间运行会引起阀避雷器过热损毁。

2　加入 RC 阻尼回路后阀电路方程的建立

为了减小换流阀关断过程中的换相过冲电压，须在换流阀每个晶闸管两端并联 *RC* 阻尼回路[14]，并联 *RC* 阻尼回路之后的换相电路模型如图 7 所示。

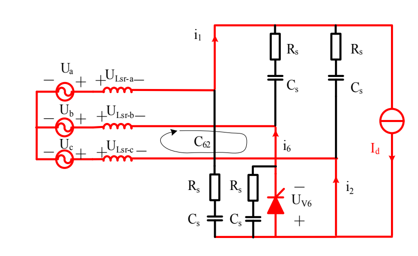


图 7　并联 *RC* 阻尼回路之后的换相电路

Fig.7　The commutation circuit with *RC* circuit in parallel

只考虑换相过程，则图 7 中的换相电路可转换为图 8 所示的等效电路。

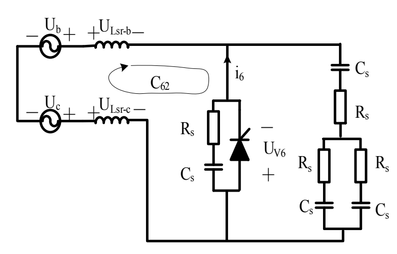


图 8　并联 RC 阻尼回路之后换相电路的等效电路

Fig.8　The equivalent circuit with RC circuit in parallel

将图 8 电路中的阻尼回路合并，可以得出图 9 所示的等效电路。

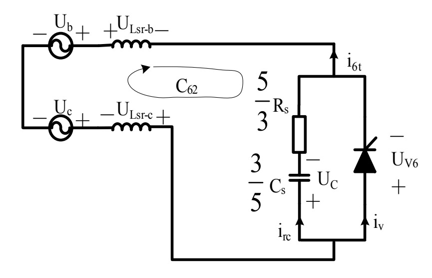


图 9　合并 RC 阻尼回路之后换相电路的等效电路

Fig.9　The equivalent circuit by combining RC circuit in parallel

则由图 9 可得：

$$U_{v6}=-(U_{bc}+2L_{lk}\frac{di_{6t}}{dt})=\frac{5}{3}R_S i_{rc}+U_C \quad (9)$$

$$i_{6t}=i_{rc}+i_v=\frac{3}{5}C_S\frac{dU_C}{dt}+i_v \quad (10)$$

由式（9）～（10）可得：

$$\frac{6}{5}L_{lk}C_S\frac{d^2U_C}{dt^2}+R_S C_S\frac{dU_C}{dt}+U_C+U_{bc}+2L_{lk}\frac{di_v}{dt}=0 \quad (11)$$

该方程可等效为：

$$\frac{d^2U_C}{dt^2}+\frac{5R_S}{6L_{lk}}\frac{dU_C}{dt}+\frac{5}{6L_{lk}C_S}U_C+\frac{5U_{bc}+10L_{lk}\frac{di_v}{dt}}{6L_{lk}C_S}=0 \quad (12)$$

该二阶常系数非齐次线性微分方程的特征方程为：

$$x^2+\frac{5R_S}{6L_{lk}}x+\frac{5}{6L_{lk}C_S}=0 \quad (13)$$

其中：

$$\Delta=\frac{25R_S^2C_S-120L_{lk}}{36L_{lk}^2C_S} \quad (14)$$

令$\Delta\geq 0$，即：

$$R_S C_S\geq\frac{24}{5}\frac{L_{lk}}{R_S} \quad (15)$$

则特征方程有两个实数根，可以避免整个回路振荡。式（13）的两个根 r_1、r_2 分别为：

$$r_1=\frac{-\frac{5R_S}{6L_{lk}}+\sqrt{(\frac{5R_S}{6L_{lk}})^2-\frac{10}{3L_{lk}C_S}}}{2} \quad (16)$$

$$r_2=\frac{-\frac{5R_S}{6L_{lk}}-\sqrt{(\frac{5R_S}{6L_{lk}})^2-\frac{10}{3L_{lk}C_S}}}{2} \quad (17)$$

设 n_1、n_2 为任意常数，可以得出式（12）对应的齐次微分方程的通解为：

$$U_C=n_1e^{r_1t}+n_2e^{r_2t} \quad (18)$$

3　电流分段拟合在求解电路方程中的应用

求解式（12）的解，还须确定式（12）的一个特解，而式（12）常数项中包含晶闸管电流变化率 di_v/dt，由于晶闸管反向电流 i_v 是随时间变化的函数，因此，晶闸管电流变化率 di_v/dt 也是随时间变化的函数。因此，确定 di_v/dt 表达式的通常思路是先确定 i_v 的表达式，然后求导获得 di_v/dt 表达式。

文献[15]提出了用描述动植物自然生长过程的 *Logistic* 曲线建立晶闸管反向恢复时变电阻 $R(t)$ 模型的方法，若采用该模型来建立 i_v 的表达式，则有：

$$i_v=\frac{U_C+R_S C_S\frac{dU_C}{dt}}{R(t)}$$

$$\frac{di_v}{dt}=\frac{R_S C_S\frac{d^2U_C}{dt^2}-(U_C+R_S C_S\frac{dU_C}{dt})\frac{dR(t)}{dt}}{(R(t))^2} \quad (19)$$

将式（19）代入式（12）将得出复杂的二阶变系数非齐次线性微分方程，无法通过解微分方程的方法解出 U_C 的表达式，因此该模型只适用于具有实时计算功能的仿真软件。

文献[16~21]提出的用指数电流源 i_t 来表示晶闸管反向恢复电流的模型是目前应用最为广泛的模型，该模型的表达式如下：

$$i_t=\begin{cases}\dfrac{I_d}{t_1-t_0}(t-t_1) & t_1<t<t_4\\ I_{RM}e^{-\frac{t-t_4}{\tau}} & t_4<t<t_6\end{cases} \quad (20)$$

若采用式（20）的模型，则在式（12）常数项中引入指数函数，方程的求解将变得异常困难，须寻找其它的方法拟合 i_v。

考虑到在 t_4、t_6 时刻 di_v/dt 均为 0，在 $t4\sim t6$ 段中点附近 di_v/dt 达到峰值，可知 di_v/dt 的变化规律类似于抛物线，因此可以考虑跳过寻找 i_v 表达式的步骤，用抛物线直接拟合 $t_4\sim t_6$ 段 di_v/dt，设：

$$\frac{di_v}{dt}=at^2+bt+c \quad (21)$$

以图 4 中 t_4 时刻作为计时起点（t=0），则在 t_4 时刻，$di_v/dt(t=0)=0$，在 t_6 时刻，di_v/dt（$t=t_e=I_{RM}t_\mu/kI_d$）=0，在 $t_4\sim t_6$ 的中点时刻，di_v/dt 达到最大值 kI_d/t_μ，即 di_v/dt（$t=I_{RM}t_\mu/2kI_d$）$=kI_d/t_\mu$，根据此边界条件，可得：

$$\begin{cases}a=-\dfrac{4k^3I_d^3}{I_{RM}^2t_\mu^3}\\ b=\dfrac{4k^2I_d^2}{I_{RM}t_\mu^2}\\ c=0\end{cases} \quad (22)$$

以图 5 的阀工作电路作为输入条件，分别用式（20）和式（21）来建立反向电流模型，得出 $t_4\sim t_6$ 段 di_v/dt 随时间 t 变化的曲线如图（10）所示。

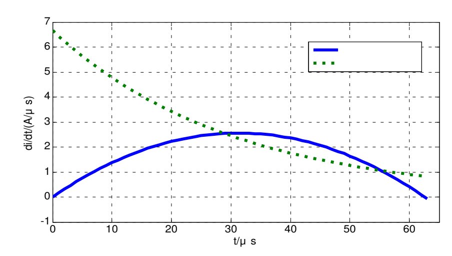


图 10 电流变化率 di_v/dt 曲线

Fig.10　The curve of current changing rate di_v/dt

由图 10 可知，若使用式（20）的指数电流源模型来模拟 $t_4\sim t_6$ 段 di_v/dt 随时间 t 的变化规律，则 di_v/dt 按照指数规律衰减，di_v/dt 初始值并不为 0，显然，这与图 4 所示的晶闸管反向电流的变化规律是不符的，必然会给 U_C 的计算结果带来较大偏差，而采用式（21）的抛物线模型，di_v/dt 在 $t_4\sim t_6$ 的后半段与指数电流源模型近似吻合，且可以较好地模拟整个 $t_4\sim t_6$ 段 di_v/dt 的变化规律。

将式（21）代入式（12），式（12）的常数项为 t 的 2 次多项式，因此，可以设式（12）的一个特解为：

$$U_c=mt^2+nt+h \quad (23)$$

则可解得：

$$\begin{cases}m=-2aL_{lk}\\ n=4R_SC_SL_{lk}a-2bL_{lk}\\ h=-U_{bc}+[\dfrac{24}{5}L_{lk}^2C_S-4(R_SC_S)^2L_{lk}]a+2R_SC_SL_{lk}b\end{cases} \quad (24)$$

设 n_1、n_2 为任意实数，则 U_C：

$$U_C=n_1e^{r_1t}+n_2e^{r_2t}+mt^2+nt+h \quad (25)$$

t_4 时刻作为计时起点（t=0），此时 U_C=0，当 $t=t_e$ 时，$U_C=-U_{bc}$。由上述初始条件可以求得：

$$n_1=\frac{he^{r_2t_e}-(mt_e^2+nt_e+h)-U_{bc}}{e^{r_1t_e}-e^{r_2t_e}} \quad (26)$$

$$n_2=-\frac{he^{r_2t_e}-(mt_e^2+nt_e+h)-U_{bc}}{e^{r_1t_e}-e^{r_2t_e}}-h \quad (27)$$

至此，式（12）中的系数全部确定，则 U_c 随时间变化的函数关系随之确定。

将式（25）代入式（9）可得：

$$U_{v6}=R_SC_S\frac{dU_C}{dt}+U_C \quad (28)$$

式（28）就是加入阻尼回路后换流阀在阻断恢复过程中反向电压随时间变化的函数，其中 U_C 的系数由式（26）和式（27）确定，可见换流变压器参数、阻尼回路参数、晶闸管参数都会影响 U_{v6} 的幅值，仍以图 5 电路参数作为输入条件，得出 C_S 取不同值时，U_{v6} 随 R_S 变化规律如图 11 所示

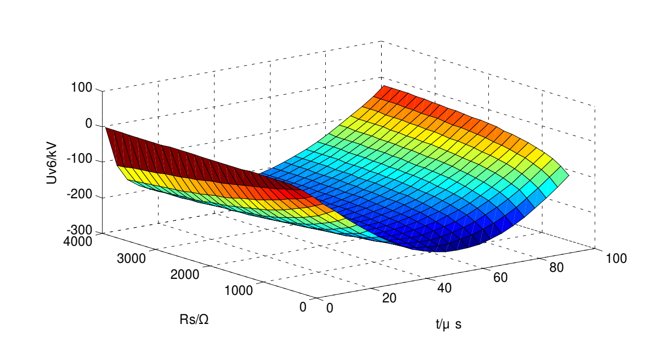


图 11a C_S=0.05μF 时 U_{v6} 随 R_S 变化曲面

Fig.11a The hook face of the U_{v6} changed with R_S when C_S =0.05μF

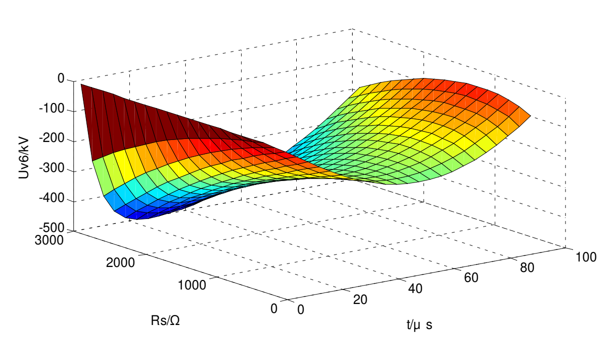


图 11b C_S=0.04μF 时 U_{v6} 随 R_S 变化曲面

Fig.11b The hook face of the U_{v6} changed with R_S when C_S =0.04μF

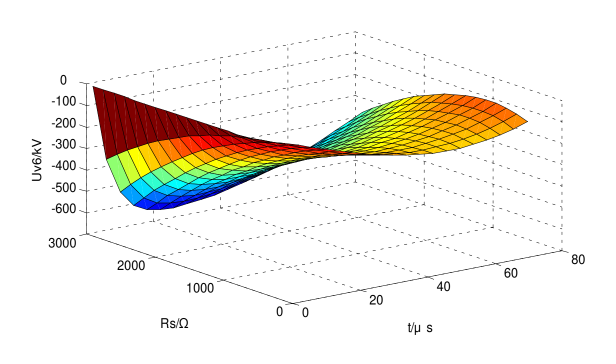


图 11c C_S=0.03μF 时 U_{v6} 随 R_S 变化曲面

Fig.11c The hook face of the U_{v6} changed with R_S when C_S=0.03μF

图 11 U_{v6} 随 C_S、R_S 变化曲面

Fig.11 The hook face of the U_{v6} changed with C_S and R_S

由图 11 可知，在 t_e 时间内，对应于确定的 R_S 和 C_S，U_{v6} 从 0 增大到反向峰值 $U_{v6\text{-max}}$ 然后减小为 0；若 R_S 为定值，$U_{v6\text{-max}}$ 的随 C_S 的减小而增大；若 C_S 为定值，$U_{v6\text{-max}}$ 随 t_e、R_S 变化呈“马鞍形”，当 R_S 为某一值时，可以使 $U_{v6\text{-max}}$ 绝对值最小，可知选取合适的 R_S、C_S 值可以使 $U_{v6\text{-max}}$ 小于 291.6kV，这样，阻尼回路有效地降低了换相过冲电压，起到了保护阀避雷器的作用。

3 计算模型与试验结果对比

为了进一步验证上述计算方法的精确性，须在相同电路条件下，把计算结果和实测结果进行对比。最直观的对比方式是直接把某一直流工程电路参数输入计算公式，对比阀电压实测波形和计算结果，但是，在实际工程中无法直接测量换流阀端电压波形，只能通过换流变阀侧电压测量值间接拟合阀电压波形，受测量采样精度的限制，得出的阀电压波形中无法显示换相过冲电压。

考虑用试验的方式来验证，建立如图 12 所示的晶闸管级等效试验电路，其中 N_S 是单阀晶闸管串联级数，则图 12 可以等效模拟图 7 换流阀关断过程。

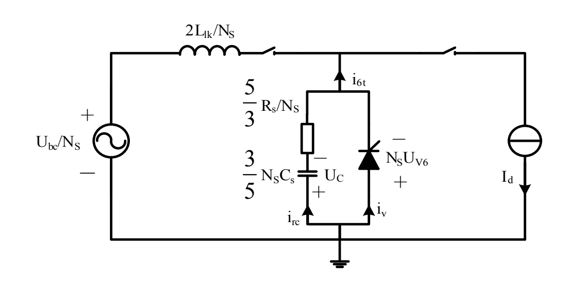


图 12 晶闸管级等效试验电路

Fig.12 The Equivalent test circuit for thyristor level

现以图 5 使用的特高压直流输电工程参数作为输入条件，令触发角α=20°，改变阻尼参数，得出 U_{V6} 的计算结果与试验曲线如图 13 所示。

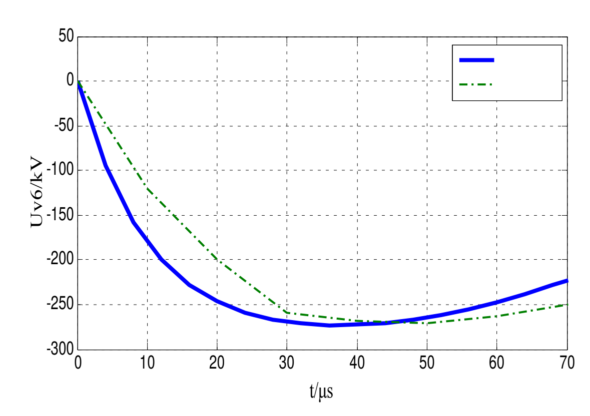


图 13a 0.02μF/1500Ω

Fig.13a 0.02μF/1500Ω

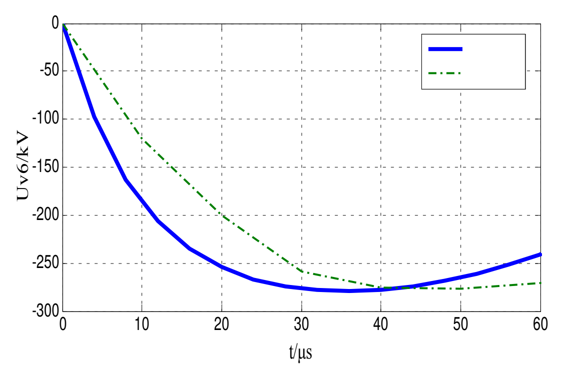


图 13b 0.025μF/1600Ω

Fig.13b 0.025μF/1600Ω

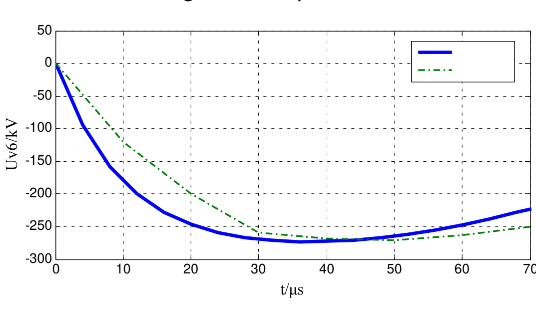


图 13c 0.03μF/1800Ω

Fig.13c 0.03μF/1800Ω

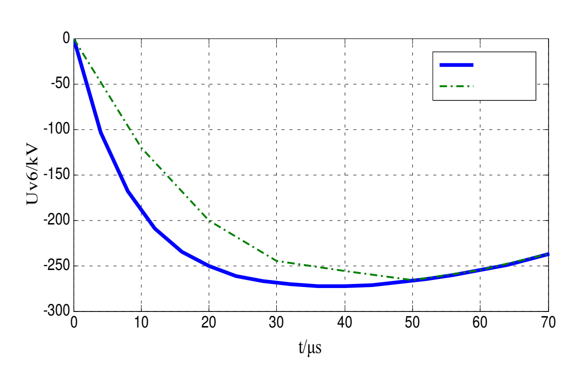


图 13d 0.035μF/2000Ω

Fig.13d 0.035μF/2000Ω

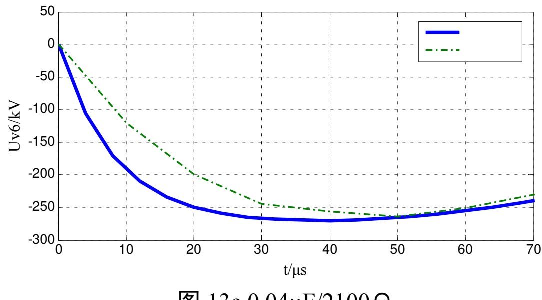


图 13e 0.04μF/2100Ω

Fig.13e 0.04μF/2100Ω

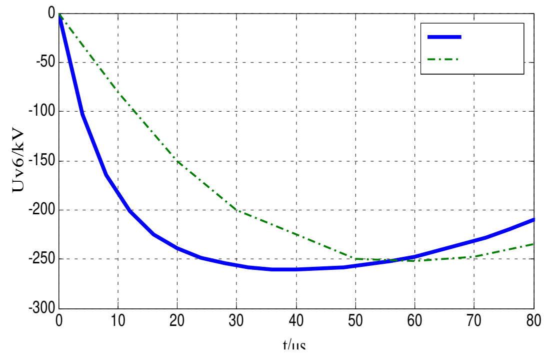


图 13f 0.045μF/2200Ω

Fig.13f 0.045μF/2200Ω

图 13 C_S、R_S取不同值时 U_{v6} 计算结果与试验结果对比

Fig.13 The comparison of the calculation and test when C_S、R_S take different values

与图 13 对应的 $U_{v6\text{-max}}$ 计算结果与试验结果对比如表 1 所示。

表 1 $U_{v6\text{-max}}$ 计算结果与试验结果对比

Table.1 The comparison of the calculation and test results of $U_{v6\text{-max}}$

C_S（μF）	0.02	0.025	0.03	0.035	0.04	0.045
R_S（Ω）	1500	1600	1800	2000	2100	2200
$U_{v6\text{-max}}$（kV）计算值	280	276	270	266	261	251
$U_{v6\text{-max}}$（kV）试验值	289	283	273	270	265	258
偏差（%）	3.2	2.5	1.1	1.5	1.5	2.8

由图 13 可知，通过式（28）得出的 U_{v6} 曲线的变化规律与试验结果基本吻合，由表 11 可知，当 C_S、R_S取不同值时，$U_{v6\text{-max}}$ 计算结果与试验结果偏差不超过 4%，说明由式（28）计算出的阀换相过冲峰值电压可以精确地反映实际情况，也说明本文提出的换相过冲电压计算方法具有较高的实用价值。

4 结论

通过本文的研究，可以得出以下结论：

（1）换流阀换相过冲是由晶闸管反向恢复电流的变化使换流变压器漏电抗感应电压与换流变输出电压相叠加而产生，过大的换相过冲电压会危及阀避雷器的安全运行；

（2）换流阀两端并联 *RC* 阻尼回路可以抑制换相过冲，但是加入 *RC* 阻尼会改变换流阀工作电路结构，根据换流阀工作电路可以得出阻尼电容端电压关于时间的二阶常系数非齐次线性微分方程。

（3）使用抛物线拟合晶闸管反向恢复电流从反向峰值恢复至 0 过程的电流变化率，可以跳过寻找 i_v 表达式的步骤，直接拟合 di_v/dt，避免求解变系数非齐次微分方程；

（3）通过对晶闸管反向恢复电流分段拟合的方法求解换流阀电路方程，可以得出阀反向电压随阻尼参数的变化规律，当外电路条件确定后，阀反向电压峰值取决于晶闸管反向恢复电流峰值、电流变化率、阻尼电容和阻尼电阻参数；

（4）换流阀换相过冲电压峰值的计算结果与试验结果偏差不超过 4%，由本文提出的阀换相过冲电压的计算方法可以精确地反映实际情况，具有较高的实用价值。

参考文献

[1] 张文亮，汤广福．±800kV/4750A 特高压直流换流阀宽频建模及电压分布特性研究[J]，中国电机工程学报，2010，30(31):1-6．
Zhang Wenliang，Tang Guangfu．Study on Wide-band Model and Voltage Distibution of ± 800kV/4750A UHVDC Valves[J]，Proceedings of the CSEE，2010，30(31)：1-6 (in Chinese)．

[2] 郭焕，温家良，汤广福，郑健超．直流输电换流阀主电路的可靠性分析与优化设计[J]，中国电机工程学报，2009，29(增刊):39-43．
Reliability Analysis and Optimal Design of Main Circuit Within HVDC Thyristor Valve[J]，Proceedings of the CSEE，2009，29(extra edition)：39-43 (in Chinese)．

[3] IEC，60700-1，Thyristor valves for high voltage direct current(HVDC) power transmission-part 1:electrical testing[S]，Geneva: International Electrotechnical commission，2008．

[4] IEEE，Std 857-1996，IEEE recommended practice for test procedures for high-voltage direct-current thyristor valves[S]，New York：IEEE Standards Board，1996．

[5] Task Force 01，Voltage and current stress on HVDC valves[J]，Electra，1989，125(7)：56-87．

[6] J.Holweg，H.P.Lips，B. Q. Tu，M. Uder，Modern HVDC thyristor valves for China's electric power system[C]，International Conference on Power System Technology，kunming，2002．

[7] H.P.Lips，Erlangen，Technology trends for HVDC thyristor valves[C]，International Conference on Power System Technology，Beijing，1998．

[8] 浙江大学发电教研室直流输电科研组，直流输电[M]，北京：电力工业出版社，1982:296-303．

[9] 赵畹君．高压直流输电工程技术[M]．第 2 版．北京：中国电力出版社，2010：99．
Zhao Wanjun．HVDC transmission engineering technology[M]．2ed．Beijing：China Electric Power Press，2010：99．

[10] Erich Uhlmann．Power transmission by direct current[M]，Springer-Verlag，Berlin，1975：62-69．

[11] G．Krady，T．Gilsig，The calculation of turn-off overvoltages in a high voltage DC thyristor valve[J]，IEEE Trans．On Power Apparatus and Systems．1972，91(2)：565-574．

[12] 高冲，温家良，于坤山．反向恢复电荷分散性对直流换流阀的影响[J]，中国电机工程学报，2008，28(28):1-5．
Gao chong，Wen Jialiang，Yu kunshan，Influence of thyristor reverse recovery charge dispersity on HVDC valves[J]，Proceedings of the CSEE，2008，28(28)：1-5 (in Chinese)．

[13] 华伟，周文定．现代电力电子器及其应用[M]．北京：清华大学出版社，北方交通大学出版社，2003．

[14] 刘杰，张静，曹均正，于海玉等．直流输电换流阀阻尼系统特性研究[J]，中国电机工程学报，2012，32(30):16-22
Liu Jie，Zhang Jing，Cao Junzheng，Yu Haiyu et al．Research of Damping System Characteristics for HVDC Converter Valves[J]，Proceedings of the CSEE，2012，32(30)：16-22 (in Chinese)．

[15] 张静，汤广福，温家良，查鲲鹏．高压大功率晶闸管反向恢复特性动态模型[J]．电力电子技术，2015，49(4)：50-53．
Zhang Jing，Tang Guangfu，Wen Jialiang，Zha Kunpeng．Dynamic Modelling of the Turn off Performance of High Voltage Power Thyristor．Power Electronics，2015，49(4)：50-53．

[16] 汤广福，贺之渊，邓占峰．基于器件物理特性的晶闸管阀串联机制系统化研究[J]．中国电机工程学报，2006，26(12)：39-44．
Tang Guangfu，He Zhiyuan，Deng Zhanfeng．Study on thyristor valve series mechanism based on device physical characteristic[J]，Proceedings of the CSEE，2006，26(12)：39-44(in Chinese)．

[17] 蓝元良，汤广福，印永华，周孝信．串联晶闸管反向恢复暂态过程的研究[J]，电网技术，2006，30(16):15-19．
Lan Yuanliang，Tang Guangfu，Yin Yonghua，et al．Study on transient of reverse recovery of series thyristors[J]．Power System Technology，2006，30(16)：15-19(in Chinese)．

[18] Chang woo lee，Song Bai Park，Design of a thyristor snubber circuit by considering the reverse recovery process[J]，IEEE Trans．On Power Electronics，1988，3(4)：440-446．

[19] C．W．Lee，S．B．Park．An optimum parameter determination for the SCR turnoff model[C]，IEEE International Symposium on Circuits and Systems，Philadelphia，USA，1987．

[20] 郭焕，温家良，汤广福，等．高压直流输电晶闸管阀关断的电压应力分析[J]，中国电机工程学报，2010(12)：1-6．
Guo Huan，Wen Jia-liang，Tang Guang-fu，et al．Analysis of the Turn-off Voltage Stress on HVDC Thyristor Valve[J]，Proceedings of the CSEE，2011，31(15)：1-7．

[21] 习贺勋，汤广福，刘杰，魏晓光，查鲲鹏．±800kV/4750A 特高压直流换流阀研制[J]，中国电机工程学报，2012，32(24):15-22．
Xi Hexun，Tang Guangfu，Liu Jie，Wei Xiaoguang，Zha Kunpeng．Development of the ± 800kV/4750A Ultra High Voltage Diret Current Converter Valve[J]，Proceedings of the CSEE，2010，30(31)：1-6 (in Chinese)．


张静

收稿日期：2016-09-24。

作者简介：

张静（1982—），男，工程师，研究方向为高压直流输电换流阀电气特性和系统仿真，zhangjing@sgri.sgcc.com.cn；

高冲（1982—），男，博士研究生，研究方向为高压直流输电换流阀电气设计、试验与工程应用技术。

周建辉（1976—），男，博士，高级工程师，研究方向为高压直流输电换流阀设计与工程应用。

(责任编辑　)